

COMPORTEMENT TRANSVERSAL D'UN MASSIF SUR SOL RENFORCÉ PAR INCLUSIONS RIGIDES

LATERAL BEHAVIOUR OF A SPREAD FOOTING ON REINFORCED SOIL WITH RIGID INCLUSIONS

Nicolas FRATTINI¹, Ana-Maria ALZATE², Yuxiang SHEN², Fahd CUIRA², Bruno SIMON²

¹ Terrasol, Lyon, France

² Terrasol, Paris, France

RÉSUMÉ – Cet article se propose d'évaluer le comportement transversal d'une semelle sur inclusions rigides, en s'intéressant en particulier à la comparaison entre le transfert de charges horizontales et le transfert de charges verticales, et d'en préciser les implications vis-à-vis de la capacité portante de la semelle sous charge inclinée. Des réflexions sur les méthodes simplifiées MH2 et MH3 (et leurs limites) seront également proposées.

ABSTRACT – This article aims to assess the transverse behaviour of a footing on rigid inclusions, focusing particularly on comparing horizontal load transfer to vertical load transfer, and specifying the implications regarding the bearing capacity of the footing under inclined loading. Reflections on the simplified methods MH2 and MH3 (and their limitations) will also be provided.

1. Introduction

La technique de renforcement de sols par inclusions rigides est une solution alternative de fondation qui présente des avantages techniques et économiques significatifs par rapport au concept conventionnel de fondations sur pieux. Cette méthode a fait l'objet de recommandations pratiques à l'usage de la profession (projet national ASIRI), synthétisant l'état de l'art à la date de sa publication en 2012. Les travaux menés actuellement dans le cadre du projet national ASIRI+ visent à enrichir ces recommandations, en particulier via la réalisation de benchmarks visant à comparer les méthodes de modélisations usuelles de ce système de fondations avec des résultats grandeur nature ou réalisés sur des modèles réduits en centrifugeuse.

L'objectif de cet article est de présenter plusieurs résultats obtenus, dans le cadre de ces travaux, concernant le comportement transversal des semelles fondées sur inclusions rigides, en s'intéressant notamment aux différences de transfert de charges observées par rapport au comportement vertical. Cet article s'attachera également à mettre en évidence les limites des méthodes simplifiées MH2 et MH3 décrits dans les recommandations ASIRI.

2. Etude paramétrique d'une semelle avec chargement transversal

2.1. Cas étudiés

Une étude paramétrique a été réalisée en vue de simuler le chargement d'une semelle fondée sur inclusions rigides. Cette étude a été réalisée dans le cadre de la tâche 8 du Projet National ASIRI+, visant à quantifier les effets d'interaction inertielle sous séisme en termes de sollicitations dans les inclusions (Shen, 2023). Dans le cadre de cette étude, le profil de sol considéré est constitué de deux couches de sol déformables, reposant sur un substratum rocheux. La première couche de sol mou a une épaisseur H variant entre 5 m, 10 m et 15 m, et la seconde coupe, plus compacte, a une épaisseur fixe de 5 m. Les sols sont modélisés avec une loi de comportement élastique, et sont caractérisés par leur

module de cisaillement G et le coefficient de Poisson ν . Pour la première couche de sol, 3 modules de cisaillement différents sont considérés dans l'analyse paramétrique. Le module de cisaillement du matelas varie entre identique au sol mou et identique au béton des inclusions (ce dernier correspond implicitement au cas d'une semelle sans matelas). Deux configurations de semelles sont étudiées, comportant 4 (2x2) ou 9 (3x3) inclusions rigides. Ces configurations sont associées à une semelle rigide carrée, respectivement de largeur B égale à 3 m ou 5 m. La semelle repose sur un matelas d'épaisseur 0.5 m, avec un débord de 0.5 m. L'étude paramétrique fait également varier le diamètre des inclusions (0.32 m, 0.42 m et 0.52 m), ainsi que leur longueur, celle-ci variant selon l'épaisseur de la couche de sol mou, tout en conservant un encastrement de 0.5 m dans le sol d'ancrage. Les inclusions rigides sont espacées de 2 m.

Le modèle numérique utilisé a été élaboré à l'aide du logiciel aux éléments finis PLAXIS 3D v22. L'ensemble de la semelle ainsi que les 4 ou 9 inclusions sont modélisés. Les inclusions rigides sont modélisées de façon explicite par des éléments volumiques.

Tableau 1. Propriétés mécaniques du sol et des fondations

	Module de cisaillement G (MPa)	Coefficient de Poisson ν	Poids volumique γ (kN/m ³)
Sol mou	20 / 45 / 80	0.45	20
Sol compact	320	0.45	20
Rocher	2 500	0.45	25
Matelas	20 à 12 500	0.35	20
Inclusions	12 500	0.20	25

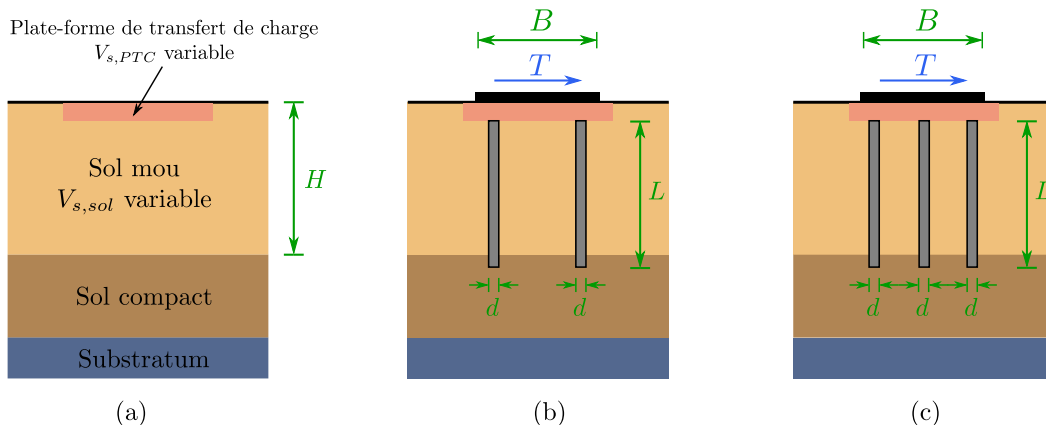


Figure 1. Configurations étudiées : (a) profil de sol, (b) configuration avec 4 inclusions rigides, (c) configuration avec 9 inclusions rigides.

2.3. Report de charges en tête des inclusions

Le report de charges en tête des inclusions est généralement caractérisé par la notion de coefficient d'efficacité, qui correspond au ratio entre la somme des efforts en tête des inclusions et l'effort total appliqué sur la semelle. Dans le cas présent, on distinguera le coefficient d'efficacité vertical et le coefficient d'efficacité horizontal, définis comme suit :

$$E_V = \frac{\sum V_{IR,tête}}{V_{total}} \quad \text{et} \quad E_H = \frac{\sum H_{IR,tête}}{H_{total}} \quad (1)$$

Les figures suivantes présentent le report de charges obtenu avec l'étude paramétrique décrite précédemment, pour le comportement vertical de la semelle. Le transfert de charge, pour les 2 configurations, oscille dans un intervalle compris entre 5 et 20 fois le taux de substitution, soit entre 40% et 70% de la charge totale pour les configurations étudiées. Cela correspond à l'ordre de grandeur usuel pour un massif renforcé par inclusions rigides.

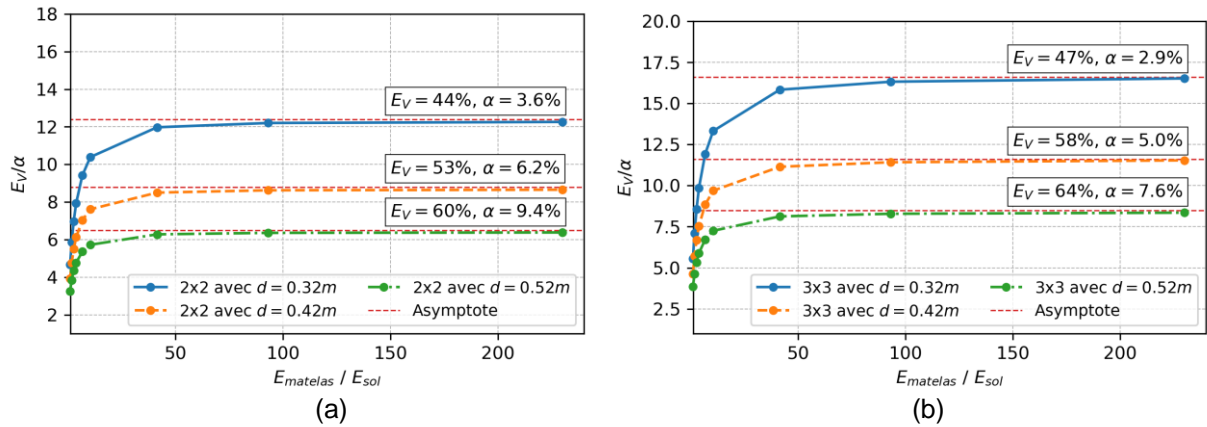


Figure 2. Coefficient vis-à-vis du chargement vertical : (a) configuration 2x2, (b) configuration 3x3.

Les figures ci-dessous présentent par ailleurs le report de charge obtenu vis-à-vis du comportement transversal de la semelle. Dans ce cas, on constate un coefficient d'efficacité plus réduit : de l'ordre de 1 à 4 fois le taux de substitution, soit de l'ordre de 10 à 20% de la charge totale pour les configurations étudiées.

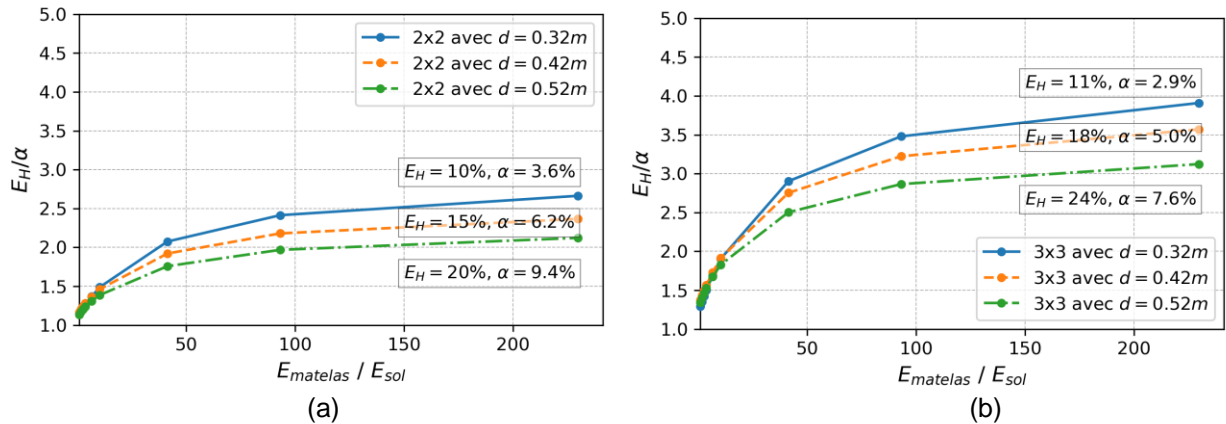


Figure 3. Coefficient vis-à-vis du chargement horizontal : (a) configuration 2x2, (b) configuration 3x3.

Ces études paramétriques mettent ainsi clairement en évidence une disparité entre le comportement vertical et le comportement transversal des semelles sur inclusions rigides : la charge horizontale est principalement reprise par le sol, tandis que la charge verticale est majoritairement transmise aux inclusions rigides. Ce résultat peut être traduit graphiquement en représentant le ratio entre le coefficient d'efficacité horizontale et le coefficient d'efficacité verticale. La figure ci-dessous montre ainsi que l'efficacité horizontale est 3 à 6 fois plus faible que l'efficacité verticale.

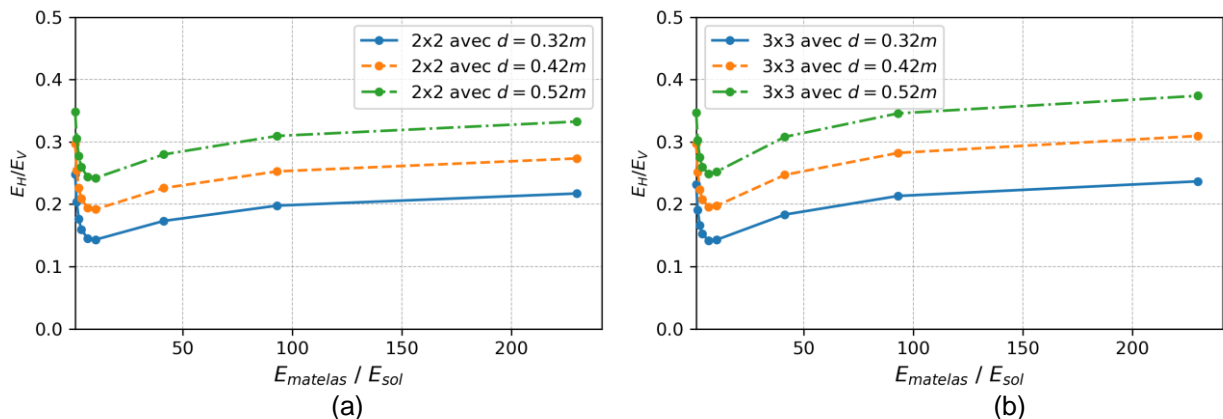


Figure 4. Ratio entre efficacités horizontale et verticale : (a) configuration 2x2, (b) configuration 3x3.

Il s'avère ainsi que les errements habituels, qui visent à considérer, dans le dimensionnement des inclusions rigides, le même transfert de charges vis-à-vis des comportements horizontal et vertical, surestiment fortement la contribution des inclusions vis-à-vis de la reprise des charges horizontales de la semelle.

3. Conséquences sur la capacité portante des semelles sur inclusions rigides

3.1. Augmentation de l'inclinaison des contraintes dans le sol

Le constat précédent a une conséquence directe sur l'orientation des contraintes appliquées sur le sol. En effet, connaissant l'efficacité horizontale et verticale en tête des inclusions rigides, on peut en déduire la part complémentaire qui sera reprise par le sol environnant, et en particulier le rapport entre l'effort horizontal et l'effort vertical transitant par le sol. Ce rapport peut être exprimé directement en fonction des efficacités horizontales et verticales par la formule donnée ci-dessous.

$$\frac{H_{sol}}{V_{sol}} = \frac{H - \sum H_{IR,tête}}{V - \sum V_{IR,tête}} = \frac{1 - E_H}{1 - E_V} \cdot \frac{H}{V} \quad (2)$$

Il découle de cette formule que si le coefficient d'efficacité horizontale E_H est inférieur au coefficient d'efficacité vertical E_V , alors, H_{sol} / V_{sol} est supérieur à H / V . Dit autrement, cela signifie que l'inclinaison des charges transitant par le terrain est plus importante que celle s'appliquant sur la semelle. On peut représenter graphiquement l'évolution de ce coefficient $(1-E_H) / (1-E_V)$ en fonction du coefficient d'efficacité vertical E_V . Pour des valeurs de E_V variant usuellement entre 40% et 70%, l'inclinaison des contraintes transmises au sol augmente ainsi d'un rapport de 1,5 à 3 par rapport à l'inclinaison des charges s'appliquant sur la semelle. L'amplification de l'inclinaison des contraintes a pour effet d'accélérer le développement de mécanismes de plasticité (effet i_δ) dans le sol et doit dans tous les cas être prise en compte dans les vérifications de portance. En particulier, les approches usuelles qui consistent à prendre $E_H = E_V$ constituent une approximation optimiste vis-à-vis de la portance du terrain.

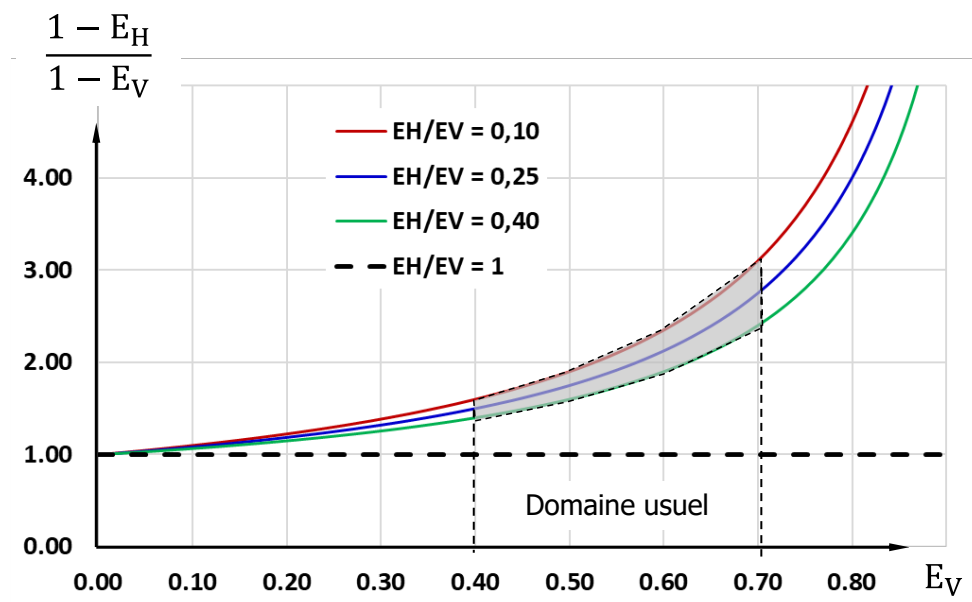


Figure 5. Evolution du coefficient $(1-E_H) / (1-E_V)$ en fonction de E_V .

3.2. Mise en évidence du glissement de la semelle

Une analyse paramétrique complémentaire a été réalisée dans le cadre des benchmarks de la Tâche 8 du Projet National ASIRI+. Dans cette analyse, on modélise une semelle reposant sur 4 inclusions de diamètre 0.40 m, qui traversent deux couches compressibles d'épaisseur 7 m, pour venir s'ancrer de 0.5 m dans un substratum compact. Dans le cadre de l'étude, on fait varier l'épaisseur du matelas entre 0.5 m, 0.25 m et 0 m (semelle posée directement sur les inclusions). La semelle est chargée d'abord avec un effort vertical $V = 1800$ kN, puis un effort horizontal $H = 450$ kN, soit une inclinaison de la charge de 25%. Le calcul est mené en petites déformations (approche pseudo-statique).

Désignation :	Poids volumique [kN/m ³]	Teneur en eau w [%]	Module pressiométrique de Menard E_M [MPa]	Pression limite [MPa]	Pression de fluage [MPa]
Limons 1	18	30	4	0,4	0,25
Limons 2	19(*)	50	2	0,25	0,15
Sables et Gravier	19(*)	-	20	2	1,2
Substratum marno calcaire	20(*)	-	> 50	> 5	

* = poids volumique saturé

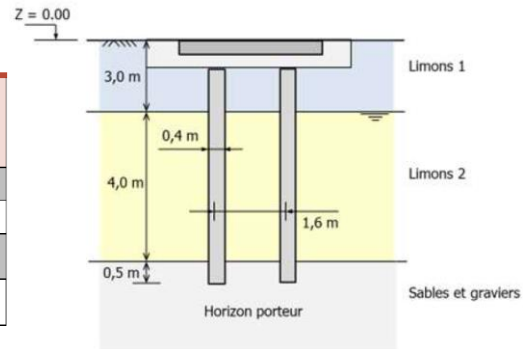


Figure 6. Paramètres de sol et modèle considéré pour le benchmark

Les résultats de l'étude, donnés sur la figure ci-dessous, montrent que les inclusions rigides subissent une allure de flèche similaire, quelle que soit l'épaisseur de matelas considérée. En revanche, la déformée horizontale du sol à l'aplomb de la semelle met en évidence l'amorce « prématurée » d'un mécanisme de glissement (correspondant en réalité à un mécanisme de portance combinée : effet i_8), pour des matelas de 25 cm et 50 cm. On notera d'ailleurs que le glissement est légèrement plus important dans le cas du matelas de 25 cm, ce qui peut s'expliquer par l'historique de chargement, le chargement purement vertical initial engendrant un tassement légèrement plus important pour un matelas de 50 cm, favorisant ainsi une meilleure mobilisation de la butée à l'avant de la semelle.

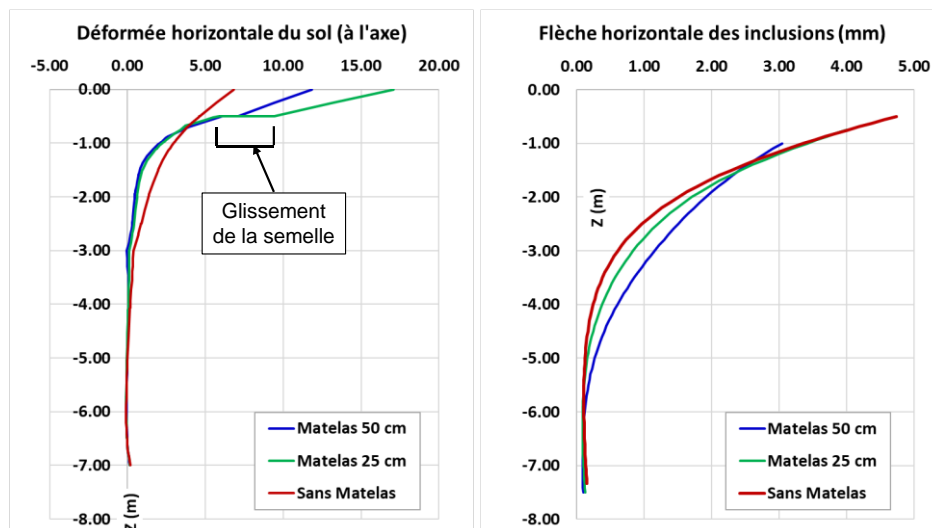


Figure 7. Déformée horizontale du sol à l'aplomb de la semelle, et flèche horizontale des inclusions.

3.3. Capacité portante de la semelle

On peut appréhender le problème de capacité portante d'une semelle sur inclusions rigides par le biais de la méthode du calcul à la rupture, en exploitant les cinématiques étudiées par Pecker et Salençon (1983) pour la portance d'une semelle isolée, combinées avec la

contribution résistante des inclusions rigides. Ces développements ont notamment été réalisés dans le cadre de la thèse de Yuxiang Shen (2023).

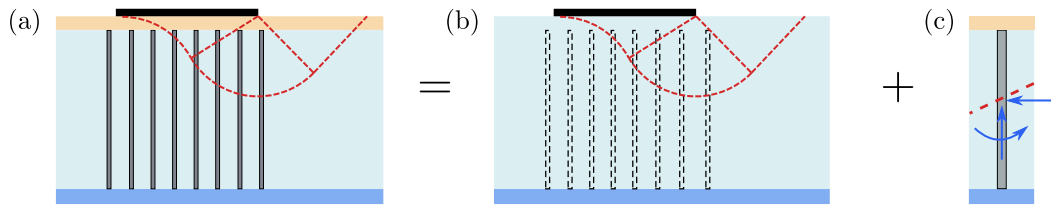


Figure 8. Principe de l'évaluation de la capacité portante d'une semelle sur IR par le calcul à la rupture.

Ces travaux ont notamment permis d'établir des diagrammes de stabilité de semelles apportant un chargement incliné (charge verticale V et charge horizontale H). On présente ci-dessous le diagramme de stabilité établi pour un sol cohérent, avec les efforts V et H normalisés par le produit de la largeur de semelle et de la cohésion du sol en place.

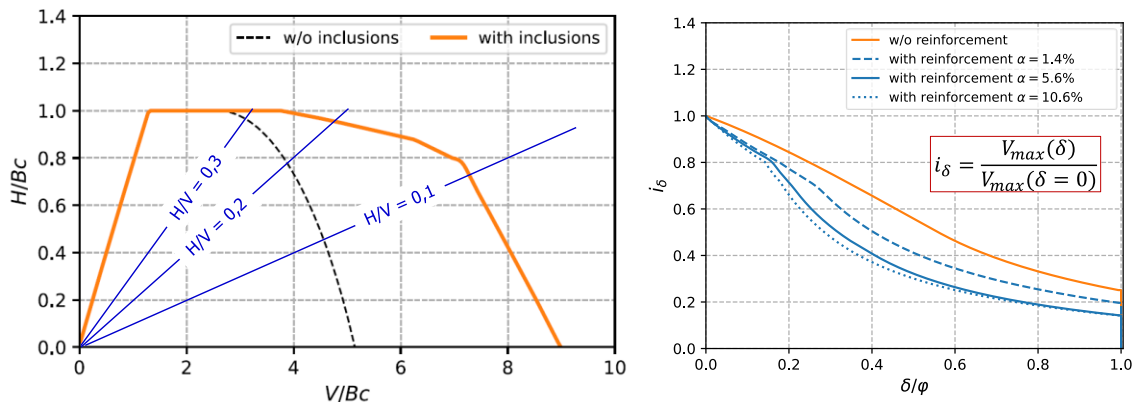


Figure 9. Diagramme de stabilité d'une semelle sur IR dans le cas d'un sol purement cohérent.

On constate que la mise en œuvre des inclusions rigides permet d'augmenter de façon significative la capacité portante dans le cas d'un chargement purement vertical (ici, dans un rapport 2). En revanche, plus l'inclinaison du chargement augmente, plus le gain en termes de capacité portante apporté par les inclusions rigides diminue, jusqu'à ce que celle-ci devienne identique à celle de la semelle sur sol non renforcé, pour les cas de charge les plus inclinés. Dans le cas ci-dessus, on observe ainsi que le gain apporté par les inclusions rigides vis-à-vis de la capacité portante est nul dans le cas d'une semelle amenant une charge inclinée à plus de 30%.

On peut également tracer ce graphique sous la forme d'une fonction i_{δ} , dépendante de l'inclinaison de la charge, et définie comme le rapport entre la capacité portante pour un chargement incliné et la capacité portante pour un chargement vertical pur. On constate alors que la valeur de i_{δ} , pour une valeur de δ donnée, est bien inférieure à celle d'une fondation sur sol non renforcé. Cela signifie que la présence des inclusions rigides accentue la sensibilité de la capacité portante de la fondation vis-à-vis de l'inclinaison des charges. Ce constat corrobore les observations établies dans les paragraphes précédents qui mettaient en évidence la disparité entre les coefficients d'efficacité vertical et horizontal.

4. Réflexions sur les modèles MH2 et MH3 et leurs limites

On se propose dans cette partie d'établir quelques pistes de réflexion sur les modèles (et leurs limites) MH2 et MH3, définis dans les recommandations ASIRI et habituellement utilisés pour modéliser de façon simplifiée le comportement transversal des semelles sur inclusions.

4.1. Evaluation de la raideur horizontale dans le modèle MH2

On rappelle que le modèle MH2 consiste à appréhender la réponse transversale d'une semelle sur inclusions en négligeant la contribution des inclusions. On établit donc la déformée transversale du terrain à partir de solutions analytiques pré-établies (par exemple celles de Gazetas (1990)) pour une fondation superficielle sur sol multicouche. Cette déformée est ensuite utilisée comme déformée libre du sol pour le calcul des sollicitations dans les inclusions. La complexité de ce modèle résulte dans l'évaluation de cette déformée transversale du terrain. En effet, les formules analytiques pré-établies font appel à la raideur horizontale de la semelle, qui peut être influencée par un nombre important de paramètres : prise en compte (ou non) du matelas, encastrement de la semelle et/ou du matelas, non-linéarités, effet couche raide sur couche molle, etc. Une analyse aux éléments finis de l'influence de ces différents paramètres montre ainsi que la raideur horizontale peut être modifiée d'un facteur 0.8 à 2 par rapport à un cas de référence.

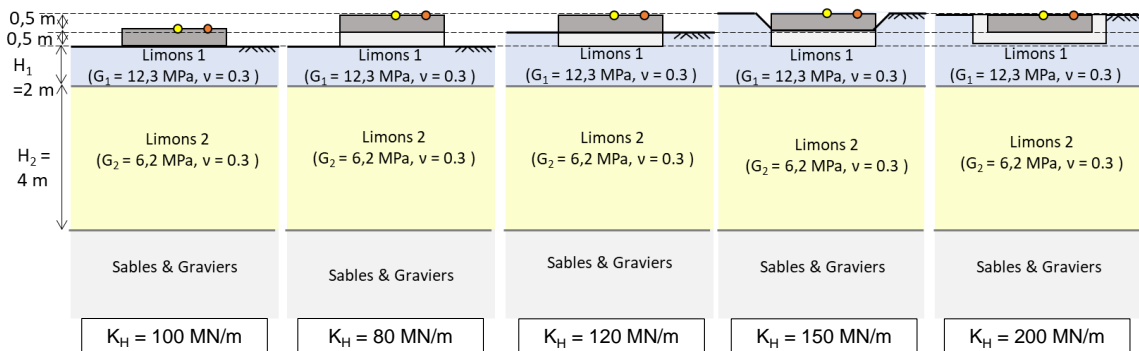


Figure 10. Evolution de la raideur horizontale en fonction de la prise en compte ou non de l'encastrement de la semelle et/ou du matelas.

4.2. Comportement transversal du monolithe dans le modèle MH3

On rappelle que le modèle MH3 développé dans le cadre d'ASIRI consiste à assimiler le sol renforcé sous le massif à un monolithe équivalent, dont le comportement transversal est ensuite assimilé à un modèle de poutre épaisse. Le module de déformation verticale est dérivé du modèle de cellule-élémentaire, et le module de cisaillement correspond à celui du sol non renforcé. Néanmoins, les recommandations ASIRI ne clarifiaient pas comment modéliser l'interaction entre le sol extérieur et le monolithe. Par défaut, celle-ci est modélisée via une réaction frontale, dont les lois de réaction sont similaires à celles utilisées pour les pieux.

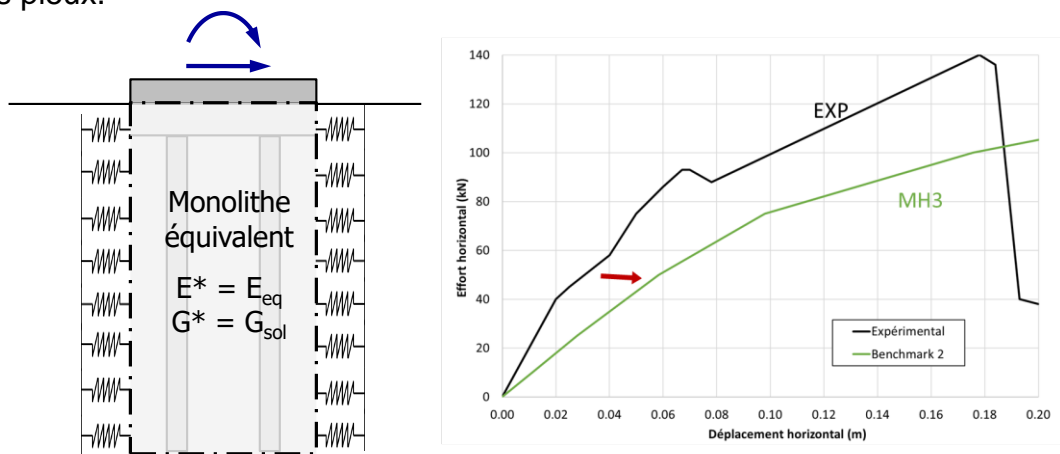


Figure 11. Comparaison de la déformée horizontale du monolithe estimée selon l'approche usuelle (réaction frontale seule) et de sa déformée réelle.

Cependant, les enseignements tirés des comparaisons menées dans le cadre des benchmarks ASIRI+ montrent qu'une telle approche conduit à une sous-estimation de la raideur transversale de la semelle avec des déplacements horizontaux (et donc des sollicitations dans les inclusions) surestimés dans un rapport de 2 à 3 pour une charge horizontale donnée (cf. Figure 11). Ce constat peut s'expliquer par le rôle important que peut jouer la réaction tangentielle verticale autour du monolithe, étant donné son faible élanement. Ainsi l'équilibre transversal du monolithe doit en toute rigueur être traité en combinant une loi de réaction frontale (fonction du déplacement horizontal) et une loi de réaction tangentielle (fonction de la rotation du monolithe). Cela peut être traité dans la pratique en dotant la poutre épaisse représentative du monolithe à la fois de ressorts frontaux et tangentiels (cf. Figure 12).

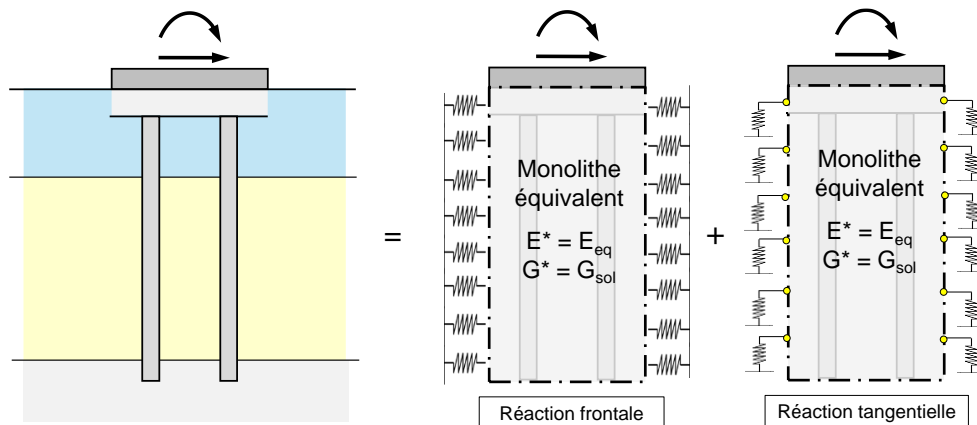


Figure 12. Modélisation du monolithe équivalent intégrant réaction frontale et tangentielle.

5. Conclusion

Les travaux actuellement menés dans le cadre du projet national ASIRI+ montrent que, pour une semelle sur sol renforcé par inclusions rigides, les efforts horizontaux transitent principalement par le sol en place. Le report des charges horizontales en tête d'inclusions demeure limité et n'excède pas 10% à 15% de la charge totale dans les cas courants. Il en résulte que l'inclinaison des contraintes transitant par le terrain est plus importante que celle des charges appliquées sur la semelle. Cela a pour conséquence d'accroître les effets « i_{δ} » en présence des inclusions. Ces constats ont pu être corroborés par des analyses menées à l'aide de la méthode cinématique du calcul à la rupture qui montrent par ailleurs que, pour un chargement vertical donné, la présence des inclusions rigides améliore très peu la capacité de la fondation à reprendre des charges horizontales par rapport à un sol non renforcé. Les développements se poursuivent avec un travail sur la clarification du domaine d'application des modèles MH2 et MH3 introduits dans ASIRI.

6. Références bibliographiques

- Alzate A.M., Frattini N., Caira F., Simon B. (2022). Quelques considérations pratiques autour du calcul des semelles et radiers sur inclusions rigides, 11èmes JNGG, Lyon.
- ASIRI (2012). Recommandations ASIRI, Presses des Ponts.
- Gazetas G. (1990). Foundation Engineering Handbook, Second Edition, Hsai-Yang Fang.
- Salençon J., Pecker A. (1995). Ultimate bearing capacity of shallow foundations under inclined and eccentric loads.
- Salençon J. (1983). Calcul à la rupture et analyse limite, Presses de l'ENPC.
- Shen, Y. (2023). Développement d'un macro-élément de fondations sous charge dynamique : Application au cas des sols renforcés par inclusions rigides. Thèse de doctorat de l'Institut Polytechnique de Paris, Palaiseau, France.